

横リブ十字隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の解析

FRACTURE MECHANICS ANALYSIS OF FATIGUE CRACKS EMANATING FROM TOE OF FILLET WELD

山田 健太郎*・牧野 時 則**・菊池 洋 一***

By Kentaro YAMADA, Tokinori MAKINO and Yoichi KIKUCHI

1. ま え が き

繰り返し荷重を受ける溶接構造物の継手の疲労に対する許容応力の決定には、同形式の継手の多数の疲労試験結果を集積し、確率統計的な処理を行って決定している^{1)~3)}。実験データそれぞれには、通常形状や材質はもとより、溶接止端部の形状や微小な欠陥等のばらつきを含んでいる。S-N_f線図を用いて疲労許容応力を定める場合には^{4)~6)}、ばらつきをすべて疲労寿命 N_f のばらつきに含めて考えており、その下限値に相当する応力振幅を許容応力として採用している⁷⁾。また、200万回疲労強度ないしは疲労限を許容応力を選定するめやすにする場合には、疲労亀裂が発生しないか、発生してもそれが停留する応力振幅を許容応力として採用しているが、ここでも設計の際考慮できないような応力集中や欠陥のばらつきは、便宜上 N_f か疲労限のばらつきに含めて考慮している。溶接継手の疲労寿命は、応力集中部や微小な欠陥からの疲労亀裂発生寿命と、その亀裂が限界値に至って破壊する疲労亀裂進展寿命の和として定義される。疲労亀裂発生寿命は、現象の観察が困難であることや、亀裂の検出方法によって発生した亀裂の大きさの取り方がまちまちであることもあって統一した定義がされていない。他方、疲労亀裂進展寿命については、初期亀裂が与えられると比較的明確に定義できることがわかっている。すなわち、疲労亀裂が、ある大きさ a_i から限界の大きさ a_f まで進展するのに要する繰り返し数が疲労亀裂進展寿命であり、破壊力学の手法を用いて計算することも可能である⁶⁾。

実際の溶接構造物では、スラグの巻込みやブローホール、アンダーカット^{4)~7)}、マイクロ割れ等の初期欠陥を完

全に除去することは困難である。このような初期欠陥が存在すると、その近傍で応力集中を生じ、疲労試験の初期の段階から疲労亀裂が進展しているのが確認されている^{4)~5)~23)}。また、大きな応力集中を有する継手試験片でも、疲労寿命の初期の段階で亀裂が発生してくるものと考えられる²³⁾。このような場合、その溶接構造物の継手の疲労寿命 N_f は、安全側をみて、疲労亀裂進展寿命と等価であるとして疲労設計することができる。

溶接継手に発生する疲労亀裂の進展寿命の解析には、前述したように、初期亀裂が与えられた場合の破壊力学的手法の適用が有効である。これまでの研究の多くは、溶接欠陥がある場合には、それをモデル化して初期亀裂として与えたり^{7)~24)}、初期亀裂の大きさをある制約条件(非破壊検査法の精度等)から仮定し、解析を行っている⁶⁾。しかし、単に応力集中部を有し、初期亀裂に置換できるほどの欠陥のない継手形式については、この初期亀裂の取り方に問題があった。また、溶接継手の多様性と、疲労亀裂の進展状況の複雑さから、溶接継手の疲労亀裂の進展に関するデータが十分蓄積されているとはいえない。

そこで、本研究では、荷重作用方向に直角にリブが隅肉溶接された横リブ十字隅肉溶接継手の疲労試験を行い、疲労亀裂の進展状況と疲労亀裂進展寿命に関するデータを収集した。すなわちこの形式の継手では、通常隅肉溶接止端部から疲労亀裂が発生し進展するので、疲労試験中のある時期に、浸透性のよい速乾性の塗料をこの止端部に塗布し、そのとき存在する亀裂をマークした。疲労破断後、破断面に残ったマークから、その時点で存在した疲労亀裂の形状と大きさを測定し、その結果を用いて隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の応力拡大係数範囲を計算した。さらに、疲労亀裂進展速度と応力拡大係数範囲の関係を示す実験式を用いて、疲労亀裂進展寿命を解析し、実験より得られた疲労亀裂進展寿命と比較検討した。また、隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の

* 正会員 Ph.D. 名古屋大学助教授 工学部土木工学科

** 正会員 工修 愛知県土木部

*** 正会員 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科

形状の変化に注目した解析を行って、マーキングによって得られた亀裂形状の実測値と比較した。

2. 疲労試験

(1) 試験片の形状と製作

試験片の形状を図-1に示す。使用鋼材(2種類の SMA 50 と SM 50)の化学成分と機械的性質をミルシートに従って表-1と表-2に示す。試験片の製作は、まず所定の鋼板から、 $10(9) \times 600 \times 2000$ の主板と、リブとなる $10(9) \times 60 \times 2000$ を2枚ガス切断し、リブを主板中央に上下対称に仮付け溶接した。これを、SMA 50ではCT 26 GCr溶接棒(耐候性鋼用)で、SM 50ではL-55溶接棒(低水素系)で脚長6mmの本溶接を行った。溶接は下向き手溶接で行い、同一の溶接工がすべて溶接した。このようなリブ付板をバンドソーを用いて幅80mmになるように短冊状に切断し、サンドブラスト処理を施した後室内実験に供した。

(2) 疲労試験方法

疲労試験は、すべてアムスラー型万能疲労試験機を用いて、毎分540回の繰り返し速度の定荷重振幅で行った。試験片の一部は、溶接部分で角折れしたような溶接変形を生じていたので、疲労試験前に曲り量が580mmのスパンに対して、中央で0.5mm以下になるように

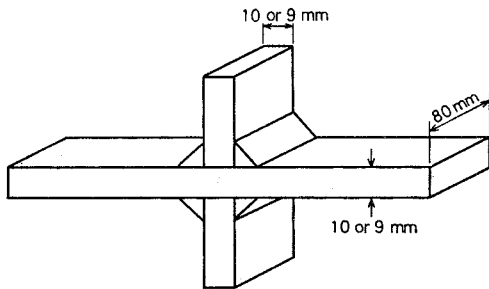


図-1 横リブ十字隅肉溶接試験片の形状

表-1 使用鋼材の化学成分

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	V
SMA 50-1	0.14	0.23	1.14	0.023	0.01	0.27	0.42	0.03
SMA 50-2	0.17	0.25	1.04	0.018	0.009	0.28	0.44	0.036
SM 50	0.18	0.32	1.30	0.015	0.011	—	—	—

表-2 使用鋼材の機械的性質

Steel	Yield Strength (kg/mm ²)	Ultimate Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
SMA 50-1	41	56	22
SMA 50-2	43	59	18
SM 50	38	56	23

矯正した。また、試験片にはすべて2枚ないし4枚のひずみゲージを貼付し、偏心および疲労試験機の可動部の慣性による付加応力を修正した。

隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の深さ方向の追跡は、一般に非常に困難である。そこで本研究では、疲労試験の途中に存在する疲労亀裂をマークすることを試みた⁸⁾。すなわち、浸透性のよい塗料を疲労試験中のある時期に隅肉溶接止端部に塗布し、それが亀裂開口部から浸入して亀裂の表面に拡散してマークを残すことを期待したものである。この方法により、写真-1に示すようなマークが残り、測定精度0.01mmの読取り顕微鏡で0.1~0.2mmの深さの亀裂まで測定できた。

(3) 疲労試験の結果

疲労試験は、材質・板厚の異なる2種類の SMA 50 と、SM 50 について、応力振幅 $\sigma_r = 13, 15, 18, 25 \text{ kg/mm}^2$ で合計28本実施した。この試験結果を、破断寿命 N_f と σ_r を両対数 $S-N$ 線図上にプロットして図-2に示す。 $\sigma_r = 13$ と 15 kg/mm^2 で試験したものの一部は、500万回または1000万回で破断しなかったため、矢印を付した。図中、材質・板厚の違いは記号を変えて示したが、この程度の材質・板厚の違いは疲労寿命に影響がなく、ほぼ同一の疲労寿命を示すことがわかった。

図-2では、破断した試験片の N_f の対数値のばら

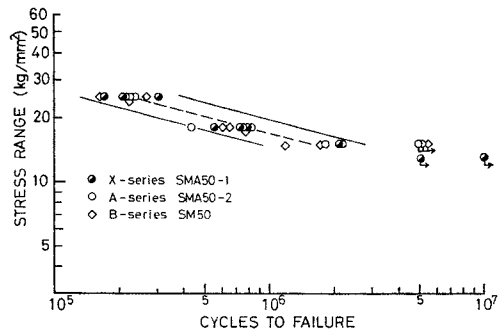


図-2 疲労試験結果のまとめ

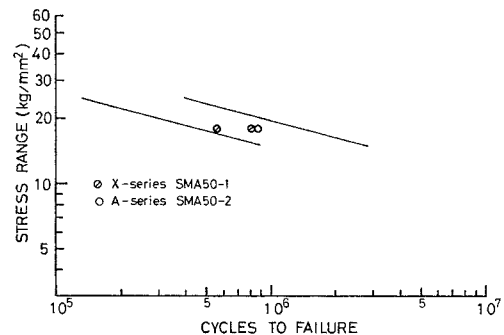


図-3 破断しなかった試験片の再試験結果

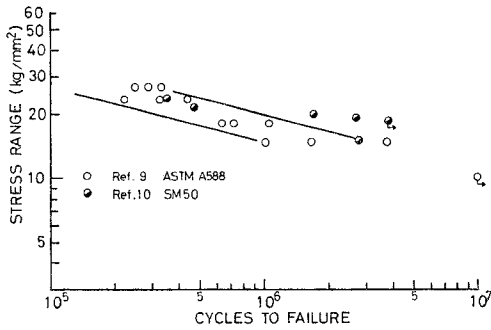
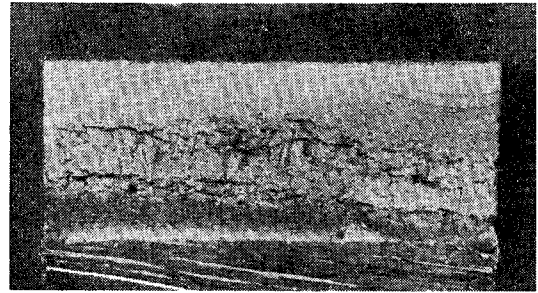


図-4 過去の実験値との比較

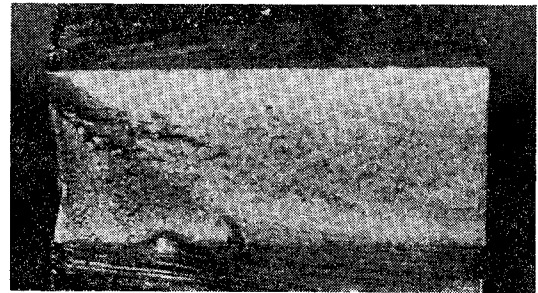
つきが正規分布に従うと仮定し、最小2乗法を用いて50%破壊確率に相当する $S-N_f$ 線図(破線)を求め、さらに標準偏差 s 、相関係数 r を計算して、 $S-N_f$ 線図から $2s$ に相当する位置にこのデータの95%信頼区間を設定して実線で図示した。

$$\left. \begin{aligned} \log N_f &= 10.7561 - 3.8767 \log \sigma_r \\ s &= 0.1194 \\ r &= -0.957 \end{aligned} \right\} \dots\dots(1)$$

また、 $\sigma_r=13$ と 15 kg/mm^2 で破断しなかった試験片の一部を、 $\sigma_r=18 \text{ kg/mm}^2$ で再試験した。この結果を図-3 に示すが、データは、図-2 のデータのばらつきの範囲に入り、処女材とほぼ同等の疲労寿命をもつことがわかった。すなわち、最初の500万回、または1000万回の応力繰返しがいこれらの試験片に損傷を与えていないことになる。さらに、図-4には、同様な横リ十字隅肉溶接継手で実施された疲労試験結果の一部の $S-N_f$ 線図を示す^{9)~11)}。文献10)では、板厚9mm、幅40mmの試験片(材質SM50)を用い、文献9)では、板厚9.5mm、幅25mmの試験片(材質ASTM A588、



(a)



(b)

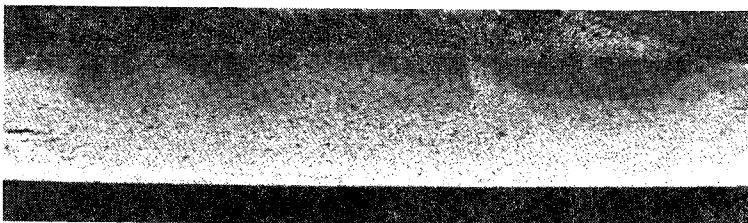
写真-2 変動ブロック荷重による破断面の状況 (文献8)

$\sigma_r=42 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\sigma_B=57 \text{ kg/mm}^2$)を用いて試験しており、図-2で示した信頼区間で表示した本実験のデータは、これらの実験値の下限値付近に分布していることがわかる。

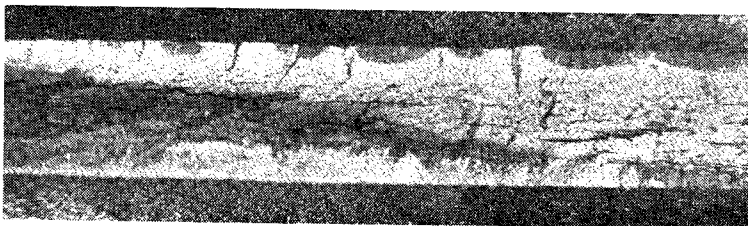
(4) 疲労亀裂の発生と進展

疲労破断面の状況を2例、写真-1に示す。両者とも破断面上端の溶接止端部に沿って複数個の半楕円形亀裂がマークされているのがわかる。写真-1(a)は、SMA50-2の試験片を $\sigma_r=15 \text{ kg/mm}^2$ で試験し、試験開始後1596000回で塗料を浸透させたもので、その後224000回経過した後破断したものである。また、写真-1(b)は、SM50の試験片を $\sigma_r=18 \text{ kg/mm}^2$ で試験したもので、試験開始後403000回でマーキングを施したところ、写真に示すような亀裂形状がマークできた。この試験片は、その後257000回を経過した後、破断に至った。

疲労破断後に破断面に残ったマークの状況と実験中の観察等から、隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の進展の挙動を推測するこ



(a)



(b)

写真-1 破断面の状況とマーキング

とができた。すなわち、溶接止端部では、溶接ビードの波形に沿って、一般に複数個の半楕円形表面亀裂が並行して発生する。これらは、繰り返し応力により進展し、より大きな半楕円形亀裂へと成長する。この過程では、隣接する亀裂が重なり合って1個の扁平な半楕円形亀裂を形成するようである。このような半楕円形亀裂は、板厚方向に進展し破断に至る。写真-2には、板厚26mmの横リブ十字隅肉溶接継手試験片に変動ブロック荷重を与えた場合の破断面を示す⁹⁾。この場合には、応力の変動によって亀裂進展速度が異なり、貝殻状の様子がみられ、隅肉溶接止端部に発生した疲労亀裂が半楕円形を保ちながら進展する様子がわかる。

前述のマーキングによって検出された疲労亀裂の深さ a を縦軸に、マーキングの時期 N_{aye} を全疲労寿命 N_f の比で横軸に示したものが図-5である。深さ a については、複数個発生している半楕円形亀裂のうち、最大のもので破断に至ると考えて、その値を示した。この図から、 N_f のどの段階で疲労亀裂が発生していたかを推測することができる。すなわち、図中○印で示した本実験の結果から、 N_f の約30%を経過した時点で $a=0.47\sim 0.6$ mm程度の疲労亀裂が発生していたことがわかる。また、疲労亀裂が板厚の約1/3、すなわち $a=3$ mmまで進展した段階では、 N_f の80%以上が終了しており、残存疲労寿命はあまり期待できないことがわかる。図中●印で示したデータは、文献8)で本研究と同様のマーキング手法を用いて疲労試験の途中で発生している亀裂を測定したものである。試験片は文献9)で用いたものと同じで、図-4にその定応力振幅による疲労試験結果を引用している。この場合は、比較的変動幅の狭い(応力振幅の最大値と最小値の比が0.5)変動ブロック荷重を作用させている。この試験片の隅肉溶接は、半自動溶接によって施工され、良好なビードが得られたことが報告されており⁹⁾、疲労亀裂発生に必要な繰り返し数が大きいと思われる。これは、図-5に示されるように、 N_f の40%を経過した段階でマークが残っ

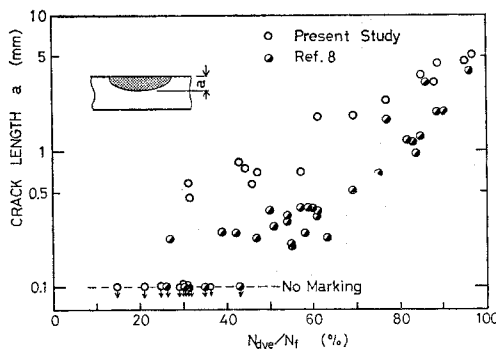


図-5 マーキングの時期と疲労亀裂の深さ

たことと、データが右側にシフトしていることから理解できる。

図-5で、 $a=0.1$ mmに沿った破線上に矢印を付した試験片では、その繰り返し数で塗料によるマークが検出できなかった。用いた塗料の浸透性はよいが、亀裂が小さくなるとマークの色が薄くなり、特に亀裂の深さが0.1 mm以下では、色の識別が極端に困難になる。したがって、矢印を付した試験片では、少なくとも深さ0.1 mm以上の疲労亀裂が存在しなかったものと解釈できる。

図-5に示すマーキングの時期 N_{aye} から破断 N_f までの繰り返し数は、全疲労寿命のうち疲労亀裂進展寿命 N_p だけを含み、後述する破壊力学を用いた解析結果と比較できる。本実験では、 N_p は N_f の70%以下、文献8)のデータでは、60%以下となるが、マークされた亀裂が小さい場合には、疲労寿命のかなりの部分が疲労亀裂進展寿命となり、解析結果と比較できることになる。

(5) 隅肉溶接止端部の亀裂の形状

塗料によりマークされた半楕円形亀裂の深さ a と表面開口部の半幅 b を測定して両対数軸上に示したものが図-6である。写真-1に示すように、破断面には通常複数個の半楕円形疲労亀裂が観察されたので、図-6にはそれらすべての測定値を●印で示した。また、文献8)と9)に報告されている隅肉溶接止端部の亀裂形状の測定値を●印(マーキングして測定)と○印(破断に至らなかった隅肉溶接止端部から検出)で示す。測定された亀裂形状は、 $a/b=1/6$ (片トンネル形に近い形状)と $a/b=1/1.4$ (半円形に近い形状)の間に分布していることがわかる。この場合、亀裂形状の測定値は、疲

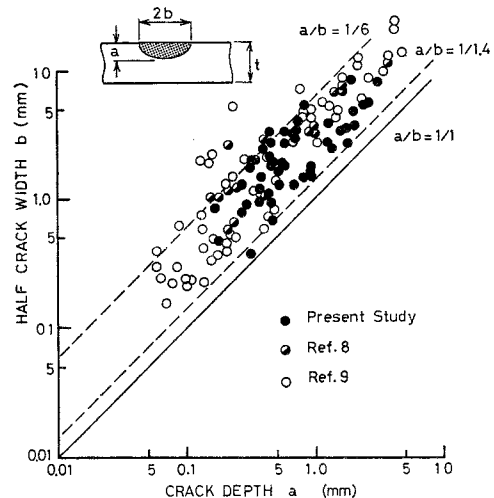


図-6 マークされた亀裂の形状

労のある一時点での形状を示すものであり、実際には半楕円形亀裂の形状は、疲労の各段階において変化していると考えられるべきである。すなわち、亀裂の大きさが小さい段階では、亀裂形状は溶接ビードの形状と切欠半径に影響を受け、それが進展する際には、隣接の亀裂の影響と亀裂相互の重なりの影響を受ける。図-6 に示す亀裂形状のばらつき範囲は、これらの現象の上・下限値を

与えるものと考えられる。

3. 隅肉溶接止端部の応力分布

(1) 応力分布の解析モデル

横リブ十字隅肉溶接継手の疲労破断は、隅肉溶接止端部から発生した疲労亀裂が進展することにより生じており、その部分の応力分布を求めた。この応力分布は、後述の応力拡大係数範囲の形状補正係数 F_G を求めるためにも必要である。有限要素法による応力分布の解析モデルは、図-7 に示すように、板厚 10 mm の主板にリブを脚長 6 mm の隅肉溶接で取り付けたものを考え、その 1/4 を解析した。解析に用いたパラメーターは、止端角 θ と止端部の切欠半径 ρ である。実験に用いた試験片は、1 人の溶接工が同一条件で製作したにもかかわらず、図-8 に示すように $\theta=40^\circ$ を中心に $\theta=30\sim 60^\circ$ の範囲でばらついた。そこで、 $\theta=30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ の 3 つの場合について解析することとした。また、切欠半径 ρ については、文献を参考にして、 $\rho=0, 1.2, 2, 3$ mm の 4 つの場合について解析した。リブ下端部に存在する不溶着部については、熊谷は、光弾性モデル実験を行って応力流れに影響を与えないことを確認している¹³⁾、本解析では不溶着部は考慮しなかった。

また、疲労亀裂の進展状況を側面からみると、止端部から発生した亀裂は、荷重の作用方向に直角に進展するのではなく、ある角度をもって進展し、その後荷重方向に直角に進展する。有限要素分割においても、図-9 に示すように、疲労亀裂が進展すると思われる方向に要素を配置した。

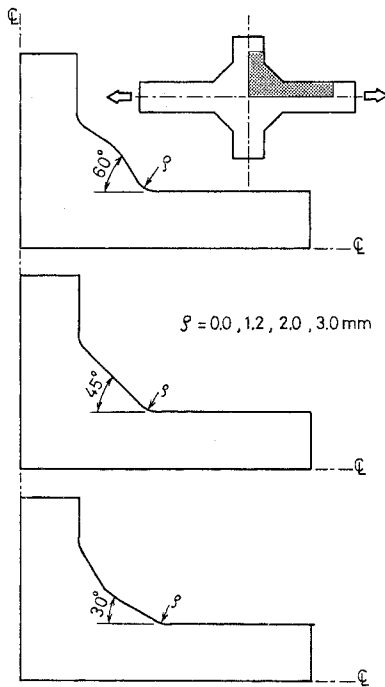


図-7 隅肉溶接止端部の有限要素解析のモデル

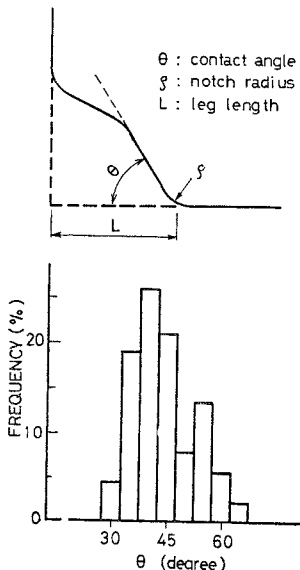


図-8 隅肉溶接の形状と止端角 θ の測定値

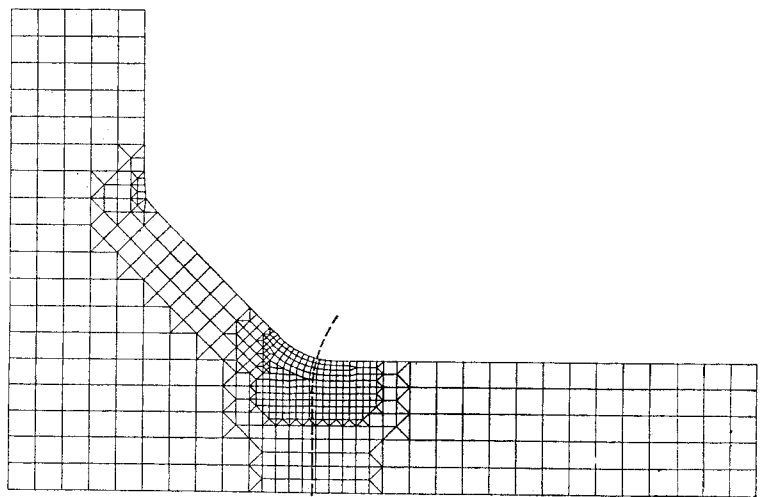


図-9 隅肉止端部の有限要素分割の例 ($\theta=45^\circ, \rho=2$ mm)

(2) 応力分布と応力集中係数

有限要素法による応力分布の解析結果から、亀裂が進展すると思われる線（たとえば図-9の破線）に沿った応力分布と止端部の応力集中係数 K_t を求め、図-10に示す。

図-10 から、リブの隅肉溶接に起因する応力集中は、いずれの場合も深さ 1 mm 程度、すなわち板厚の 1/10 程度であることがわかる。また、応力集中係数は、止端角 θ に正比例し、切欠半径 ρ に反比例する。 ρ の影響は、 θ の大きさによっても異なり、 $\theta=60^\circ$ の場合は顕著であるが、 $\theta=30^\circ$ の場合には、 ρ の影響は少ない。たとえば、 K_t で比較すると $\theta=30^\circ$ では、 $\rho=0$ で $K_t=2.14$ であるのが $\rho=3$ mm で $K_t=1.58$ となり、約 26% 低下する。これに反して、 $\theta=60^\circ$ では、 $\rho=0$ で $K_t=2.96$ なのが、 $\rho=3$ mm で $K_t=1.63$ になり、約 45% 低下している。これは、 $\theta=60^\circ$ の場合のように K_t

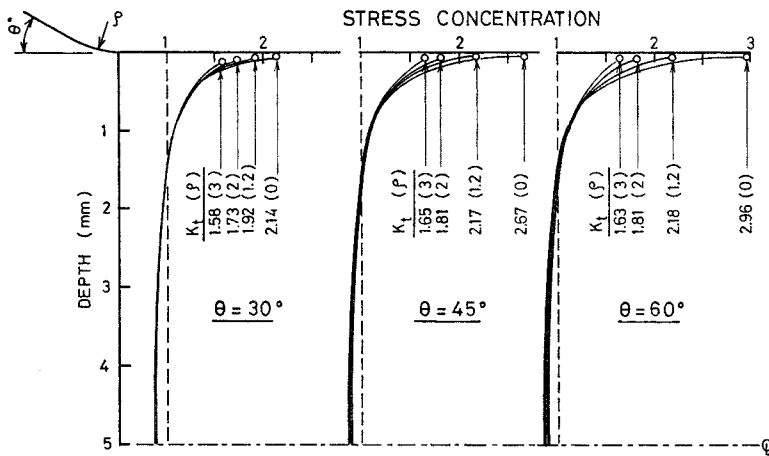


図-10 有限要素法による応力分布の解析結果

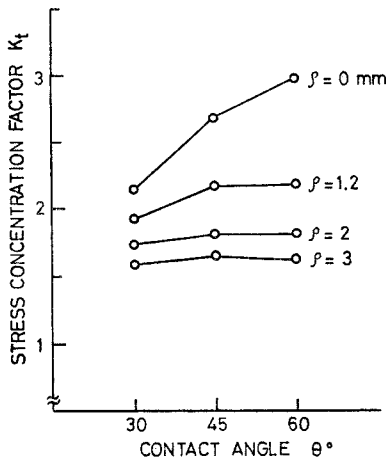


図-11 応力集中係数 K_t のまとめ

が大きいと、 ρ を大きくすることによって、応力集中度をかなり緩和できることを示している。

4. 疲労亀裂進展寿命の解析

(1) 解析手法と条件式

疲労寿命の構成要素のうち、疲労亀裂の進展に必要な応力繰返し数は、破壊力学の手法を用いて解析することが可能であることが知られている^{6),8)}。本研究でも、横リブ十字隅肉溶接継手に発生する疲労亀裂を塗料でマークし、その大きさの疲労亀裂が破断に至るまでの疲労亀裂進展寿命が実験的に求められた。そこで、破壊力学の手法を適用して疲労亀裂進展寿命の解析を行って実験値と比較し、二、三の考察を行った。

この解析で用いた手法と条件式を以下に列挙する。

⑧ 本研究で用いた SMA 50 と SM 50 の疲労亀裂進展速度 da/dN (mm/cycle) は、応力拡大係数範囲 ΔK ($\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$) の関数として次式で与えられるものとする。

$$\frac{da}{dN} = 1.43 \times 10^{-10} (\Delta K)^3 \dots\dots\dots (2)$$

式 (2) は、もともと Barsom らの疲労亀裂進展速度の測定値^{18),19)} のばらつきの範囲の平均的な値を採用したものであるが、本実験で用いた SM 50 と SMA 50 材について、ASTM E 647-78 T に示される方法に従ってコンパクトタイプの試験片を用いて疲労亀裂進展速度を

求め、式 (2) の妥当性を検討した (図-12)。また、 ΔK が小さい領域では、それ以下では疲労亀裂が進展しないという限界応力拡大係数 ΔK_{th} が存在することが実験的に確かめられている。ここでは、応力比 $R=0.1$ で $\Delta K_{th}=18 \text{ kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ と仮定した^{17),18)}。

⑨ 隅肉溶接止端部に存在する半楕円形亀裂 (図-13) の深さ a の位置での ΔK は、次式で与えられるものとする¹⁹⁾。

$$\Delta K_a = \frac{1.12 - 0.12(a/b)}{E_b} \cdot F_G a \cdot \sqrt{\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t}} \cdot \sigma_r \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots (3)$$

式 (3) は、一様引張を受ける無限板に存在する長さ $2a$ の亀裂の $\Delta K = \sigma_r \sqrt{\pi a}$ に対して、図-14 (a)~(d) に示す補正項を考慮して導かれた。すなわち、(a) の無限体内の楕円形亀裂の補正項は、次式で与えられる²⁰⁾。

$$F_E = \frac{(1 - k^2 \cos^2 \varphi)^{1/4}}{E_k} \dots\dots\dots (4)$$

ただし、

$$E_k = \int_0^{\pi/2} (1 - k^2 \cos^2 \varphi)^{1/2} d\varphi \dots\dots\dots (5)$$

$$k^2 = 1 - a^2/b^2 \dots\dots\dots (6)$$

図-13 の A 点では、 $\varphi = \pi/2$ を式 (4) に代入して求める $F_E = 1/E_k$ が楕円形亀裂に対する補正係数になる。

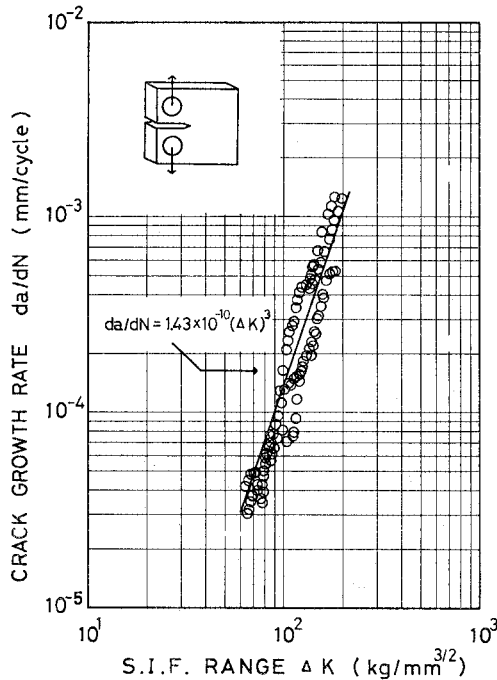


図-12 SM 50 と SMA 50 材の疲労亀裂進展速度の測定例

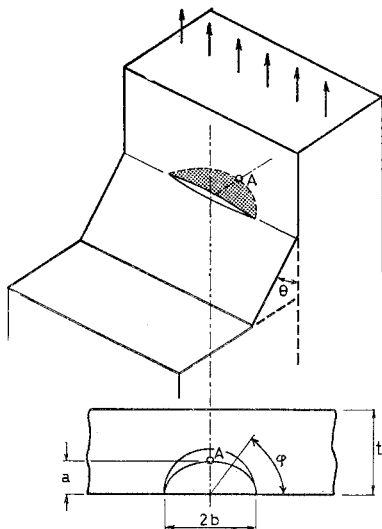


図-13 隅肉溶接止端部に発生する亀裂のモデル

さらに (b) では、半楕円形亀裂の形状を考慮した自由表面補正係数 $1.12 - 0.12(a/b)$ を導入し、(c) では有限板厚の補正 $\sqrt{2t/\pi a} \cdot \tan(\pi a/2t)$ を考慮した。(d) に示す形状が変化する部分の応力集中の影響は、形状補正係数 F_{Ga} を導入することにより考慮できる¹⁹⁾。式 (3) では、各補正係数相互の干渉や、隣接する亀裂の影響は考慮されていないが、工学的な精度と実用性を満足しているものと考えられる。

㊦ 疲労亀裂進展寿命は、単一の半楕円形表面亀裂の進展によって決まり、深さ a が板厚の 85% に達したとき寿命は終了と仮定する。実験で用いた継手では、複数の亀裂が並行して進展しており、亀裂の深さ a が板厚の 85% に達する際には、断面減少による降伏が生じ破断しているのです、この仮定は現実的である。

㊧ F_{Ga} は、 $\theta = 45^\circ$ 、 $\rho = 0$ の形状をもつ隅肉溶接止端部の応力分布 (図-10) を用いて、文献 19) に示される手法を用いて求めた。

㊨ 半楕円形亀裂の形状 a/b は、図-6 に示す実測値から $a/b = 1/6$ と $a/b = 1/1.4$ の 2 つの場合を考慮した。前者は、扁平な片トンネル形の亀裂に近く、疲労亀裂進展寿命の予測値の下限值を与え、後者は、半円形に近く、上限値を与える。

㊩ ある大きさの疲労亀裂 a_i が進展して破断に至るまでの疲労亀裂進展寿命 N_p は、式 (3) の ΔK を式 (2) に代入して得られる 1 階の常微分方程式を変数分離した後、数値積分して求めることができる。

$$N_p = \frac{1}{1.43 \times 10^{-10}} \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{(\Delta K)^3} da \dots\dots\dots (7)$$

実際の計算では、 a_i に 0.02~8.5 mm の値を段階的に入力し、種々の a_i から a_f までの N_p を計算し、図-15 に示すように連続した残存疲労寿命曲線として表示する。なお、式 (3) の応力振幅 σ_r が変動する実働荷重の場合は、式 (7) の積分が行えず、式 (2) の微分方程式を Runge-Kutta 法等により数値解析する必要がある⁸⁾。この場合も、結果を連続した残存疲労寿命曲線の形で表示することができる。

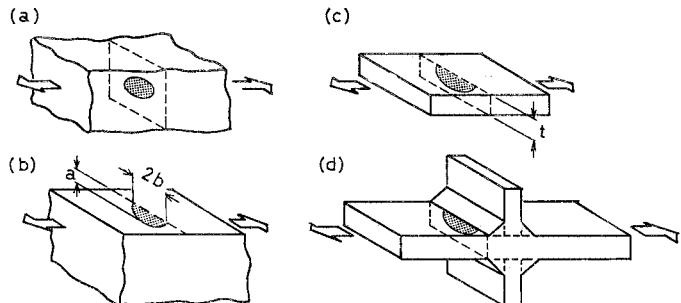


図-14 重ね合せを用いた応力拡大係数の計算の模式図

(2) 解析結果と実験結果の比較

隅肉溶接止端部に発生する半楕円形疲労亀裂の進展解析では、式(3)の $4K$ は、亀裂形状 a/b の関数 $1/E_k$ によって影響される。本実験で得られた a/b の分布幅を例にとると、 $a/b=1/6$ で $1/E_k=0.9639$ となり、ほぼ片トンネル形の亀裂($1/E_k=1$)に近くなるのに対して、 $a/b=1/1.4$ では、 $1/E_k=0.7376$ となり、その差は無視できない。実際には、溶接止端部に複数個発生した疲労亀裂は、単独に、あるいは隣接する亀裂と重なり合いながら進展する挙動を示した。亀裂が重なり合う場合、一時扁平な亀裂を形成するが、種々の段階でマークした亀裂形状の測定値(図-6)の下限がほぼ $a/b=1/6$ であることから、解析における下限値として採用した。また、亀裂の合体が次々に生じる場合も、亀裂形状の下限値は、 $a/b=1/6$ で与えられるものと考えた。亀裂形状の上・下限値を与えることで、解析結果を帯状に示すことができる。すなわち、図-15では、 $a/b=1/6$ が扁平な片トンネル形に近い亀裂を示し、疲労亀裂進展寿命の下限値を与え、 $a/b=1/1.4$ が半円形に近い亀裂形状を

え、亀裂形状を考慮した疲労亀裂進展寿命の解析値の上限値を与えている。この幅は、たとえば $\sigma_r=15\text{ kg/mm}^2$ で $a=0.5\text{ mm}$ から破断までの残存疲労寿命は、 4×10^5 回から 9×10^5 回の範囲にあり、約2倍のばらつきがある。しかし、隅肉溶接止端部の疲労亀裂進展の多様性を単純化したモデルを用いて解析している点を考慮すれば、この程度の範囲の予測値は当然であろう。また、この解析では、亀裂形状の上・下限値から疲労亀裂進展寿命の推定を行っているが、もし個々の試験片の亀裂形状から応力拡大係数を求め、疲労亀裂進展寿命を求めると、解析値と実験値の差は小さくなる。

図-15では、マークされた亀裂の実測値と、マークから破断までの寿命を応力振幅別にプロットして解析結果と比較した。 $\sigma_r=25\text{ kg/mm}^2$ と 18 kg/mm^2 の場合は、それぞれ4本と6本の試験片にマークが残っており、その亀裂の深さから破断までの繰返し数は、 $a/b=1/6$ と $a/b=1/1.4$ で示される解析値の範囲内に入っていることがわかる。疲労亀裂の大きさは、 $\sigma_r=25\text{ kg/mm}^2$ では、 $a=0.58\sim 5\text{ mm}$ にわたっており、疲労亀裂進展寿命は 2×10^3 回程度までの予測が可能なこと

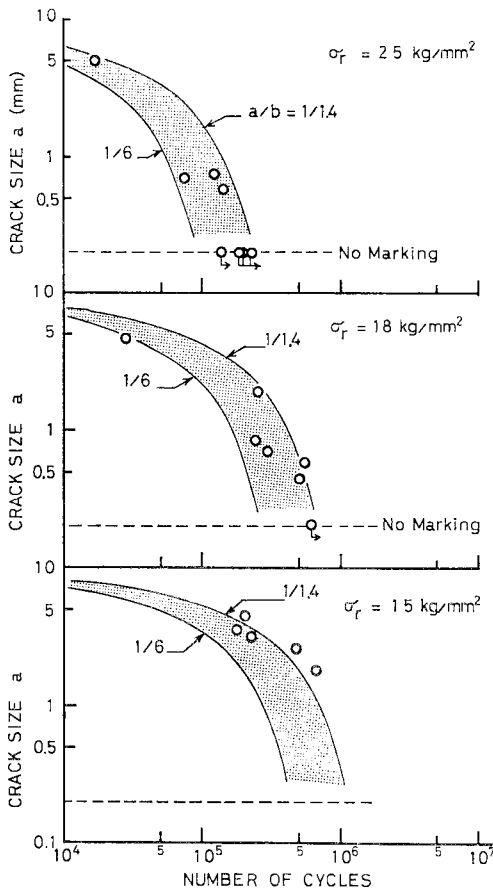


図-15 疲労亀裂進展寿命の計算値と実測値の比較

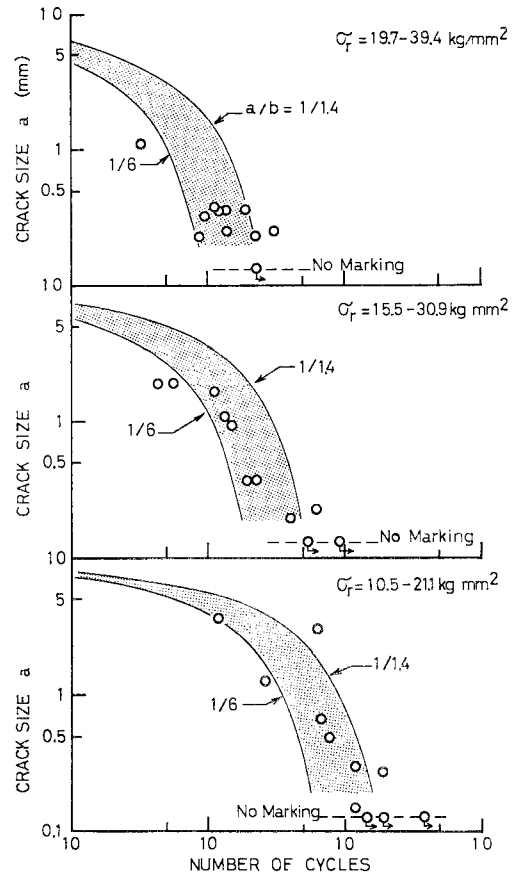


図-16 変動ブロック荷重による疲労亀裂進展寿命と実測値の比較

を示している。また、 $\sigma_r=18 \text{ kg/mm}^2$ でも同様に $a=0.45\sim 4.6 \text{ mm}$ の範囲で実測値と計算値が比較的良好に一致しており、 5×10^5 回程度の予測を行っていることになる。 $\sigma_r=15 \text{ kg/mm}^2$ では、 $a=1.8\sim 4.5 \text{ mm}$ にわたる5個のデータが得られており、いずれも半円形に近い半楕円形の亀裂であることから、疲労亀裂進展寿命の実測値は、解析値の上限付近に分布している。

図-15で矢印を付した試験片では、塗料による検出可能なマークが残らなかったものであり、疲労亀裂が存在しなかったのか、本手法による検出可能限以下(0.1 mm程度以下)の微小な亀裂が存在していたものかは不明である。

図-16は、変動ブロック荷重を受ける横リブ十字隅肉溶接継手の疲労亀裂をマークした結果⁹⁾を、前節で述べた条件で解析した結果と比較したものである。データのばらつきは大きいですが、本解析がこのような変動ブロック荷重による疲労亀裂進展寿命の解析にも有効であることがわかる。

5. 疲労亀裂の形状変化の解析

(1) 解析に用いた条件

横リブ十字隅肉溶接継手の止端部に発生する半楕円形亀裂の形状 a/b は、疲労亀裂の進展寿命を決定する重要な要素の一つである^{9),20)}。この亀裂形状は、隅肉溶接止端部の形状、すなわち止端角 θ や切欠半径 ρ に影響されると思われる。そこで本研究では、破壊力学的手法を用いて疲労亀裂の形状の変化の追跡を行って、実験より得られた亀裂形状の測定値と比較した²¹⁾。

解析にあたって次のような仮定と条件式を用いた。

- ㉔ 疲労亀裂進展速度は、板厚方向 (a 方向) および板幅方向 (b 方向) と同じで、式(2)で与えられる。
- ㉕ 単一の疲労亀裂が進展するものとし、隣接する亀裂相互の重なり合いは考慮しない。
- ㉖ 板厚方向の ΔK_a は式(3)で与えられる。
- ㉗ 板幅方向の ΔK_b は次式で与えられるものとする。

$$\Delta K_b = \frac{1.12 + 0.08(a/b)}{E_k} \sqrt{a/b} \cdot F_{G_b} \cdot \sigma_r \sqrt{\pi b} \dots\dots\dots (8)$$

式(8)では、 $\varphi=0$ の近傍の自由表面補正係数として、 $a/b \rightarrow 0$ で1.12に、 $a/b \rightarrow 1$ で1.20²²⁾になる式 $1.12 + 0.08(a/b)$ を導入した。これに式(4)に $\varphi=0$ を代入して得られる $F_E = \sqrt{a/b}/E_k$ を半楕円形亀裂の補正係数として重ね合わせた。さらに形状補正係数 F_{G_b} として、板厚の0.5%内部の応力集中度が作用応力を増加させるとして、その点の応力集中度を用いた。

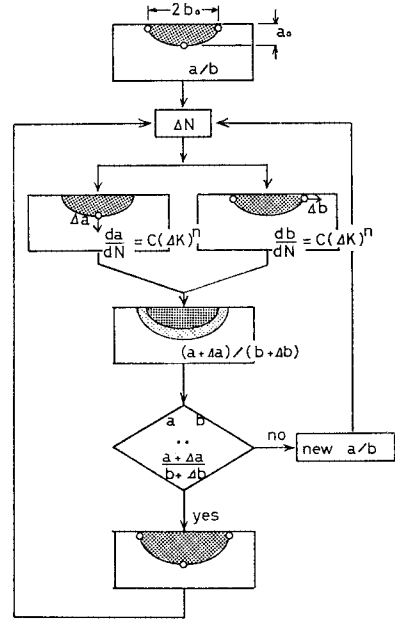


図-17 亀裂形状変化の解析のフローチャート

(2) 解析の手順

計算の手順を、図-17に従って説明する。まず初期亀裂の大きさ a_0 と形状 a_0/b_0 を任意に与える。次に繰り返し数 N の増分 ΔN を与えて、図-13の $\varphi=0$ と $\varphi=\pi/2$ の2方向の亀裂長さの増分 Δa と Δb を別々に計算する。この計算過程では、亀裂形状は変化しないと仮定して式(3)と式(8)の a/b に関する項を計算する。 ΔN を与えた後の亀裂形状 $(a_0 + \Delta a)/(b_0 + \Delta b)$ が、先に与えた a_0/b_0 と異なれば、この両方の亀裂形状の平均値を増分中の亀裂形状として、亀裂進展の計算をやり直す。再計算後の亀裂形状から計算される増分中の亀裂形状が、そのとき与えた増分中の亀裂形状の5%以内の精度で合うまで収束計算を繰り返す。この計算を、 ΔN を次々に与えながら繰り返し、亀裂形状の変化の追跡を行った。

(3) 解析結果と考察

最初に、 $\theta=45^\circ, \rho=0$ の形状をもつ隅肉溶接止端部に、種々の大きさの初期亀裂 ($a_0=0.1\sim 0.8 \text{ mm}$) を与えた場合の亀裂形状の変化を計算した。図-18は、横軸に亀裂の深さ a を、縦軸に亀裂形状を示したもので、各初期亀裂からの形状変化を実線で図示した。ここで、 $a_0/b_0=1/10$ と仮定したのは、実際の亀裂の成長の過程で、隣接する半楕円形亀裂が重なり合って1個の偏平な亀裂を形成する場合を想定したものである。いずれの初期亀裂の大きさから出発しても、 $a \approx 3 \text{ mm}$ 付近で $a/b = 1/3$ 程度に収束することがわかる。この様子を模式的

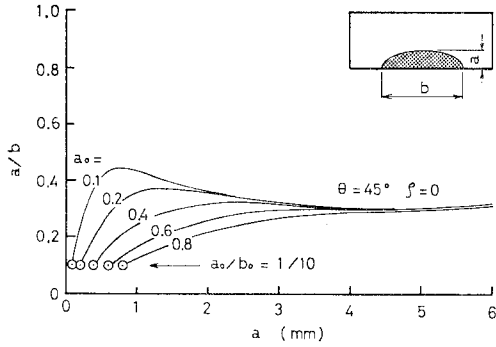


図-18 初期亀裂の大きさを変えた場合の亀裂形状変化の様子

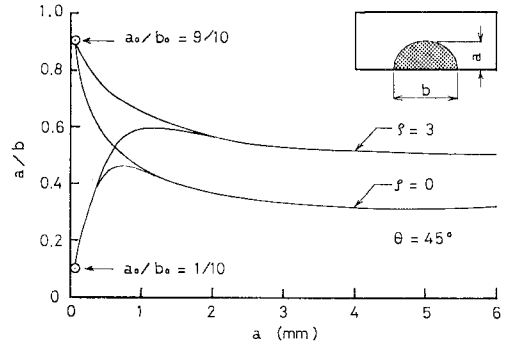


図-20 初期亀裂の形状を変えた場合の亀裂形状変化の様子

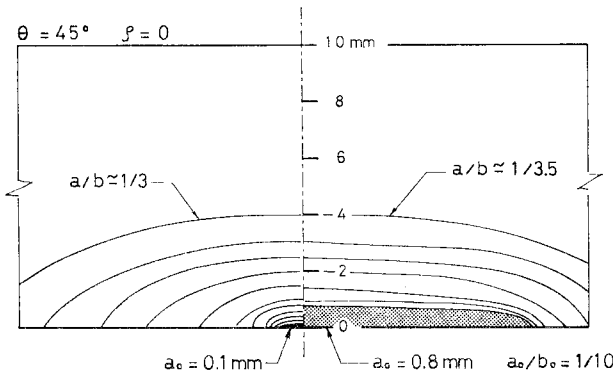


図-19 亀裂の形状変化の模式図

に示したものが 図-19 である。

さらに同様の計算を、 $\theta=45^\circ$ で $\rho=0$ と 3 mm の 2 種類の隅肉止端部の形状について行った。ここでは初期亀裂の大きさを $a_0=0.1\text{ mm}$ とし、代りに極端に扁平な形状 ($a_0/b_0=1/10$) と、半円形に近い形状 ($a_0/b_0=9/10$) を与えて計算し、図-20 に示した。この場合も、初期亀裂の形状いかんを問わず、亀裂形状はある値に収束することがわかる。すなわち、 $\rho=0$ で $a/b \approx 1/3$ 、応力集中の小さい $\rho=3\text{ mm}$ の場合は、 $a/b \approx 1/2$ に収束し、切欠半径 ρ の影響が大きいことがわかる。また、 $\rho=0$ の場合について、 $a_0/b_0=1/10$ と $a_0/b_0=9/10$ からの亀裂進展の様子を模式的に示したものが、図-21 である。

図-22 は、横リブ十字隅肉溶接継手で実測された亀裂の大きさとその形状をプロットしたものである。図中の○印は、本実験の測定値であり、□印は文献 8) に示されたデータである。これらのデータは、 $a < 1\text{ mm}$ の領域で $a/b=0.1 \sim 0.9$ の範囲に分布し、特に $a/b=0.1 \sim 0.4$ あたりに多く分布している。また、 $a > 1\text{ mm}$ では、ばらつきは多少小さくなり、 $a/b=0.2 \sim 0.6$ の付近に分布している。これは、疲労亀裂進展の初期の段階では、隅肉溶接止端部の微小な形状の変化によ

って、亀裂形状が微妙に影響されることと、亀裂がある程度大きくなると亀裂形状が収束する傾向にあることを定性的に示している。

図-22 で実線で示したものは、図-18~21 に示した $\theta=45^\circ$ の場合の計算値を示したもので、初期亀裂の大きさと形状は●印で与えている。 $a_0/b_0=0.1$ で $a_0=0.1\text{ mm}$ は、扁平な初期亀裂を仮定し、 $a_0=0.8\text{ mm}$ では、亀裂が進展していく過程で隣接する亀裂と重なってできる扁平な亀裂を想定したものである。図からわかるように、大半のデータは、 $\rho=0$ と $\rho=3\text{ mm}$ の 2 つの場合の中間に存在する。この場合、 $\rho=3\text{ mm}$ と仮定すると、図-10 の止端部の応力分布からも想定できるように、 $\theta=30^\circ \sim 60^\circ$ の範囲でほぼ同等の亀裂形状の変化を示すことになる。また、この形状は、本実験で用いた試験片の隅肉止端部の最良のものと思われる。

図-22 には、さらに初期亀裂が半円形に近い形状 ($a_0/b_0=9/10$) を想定し、 $\theta=45^\circ$ 、 $\rho=0$ と 3 mm の場合の亀裂形状の変化を図示した。これは、溶接ビードの波形の谷に半円形に近い亀裂が発生し、単独で進展する場合を想定したもので、一群のデータがこの範囲に入っていることがわかる。

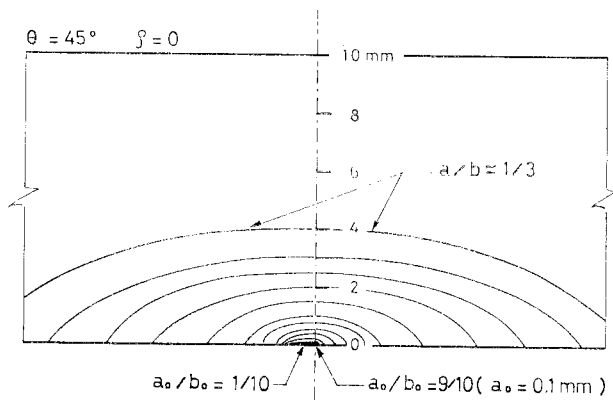
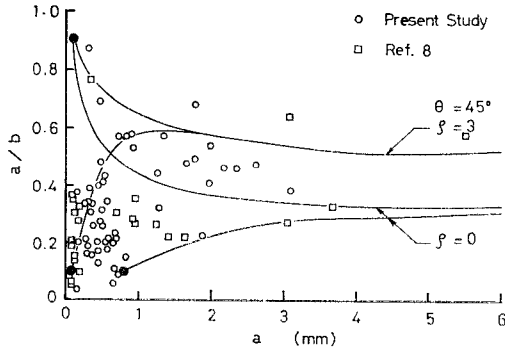


図-21 亀裂形状変化の模式図



図—22 亀裂形状変化の解析値と実測値の比較

本実験で測定された隅肉溶接止端部の亀裂形状は、単一の亀裂が進展する場合と、複数個発生した亀裂が、相互に重なり合いながら進展する場合がある、ばらつきが大きい。破壊力学的手法を用いた亀裂進展寿命の解析や、亀裂の形状変化の解析では、このばらつきを考慮する必要がある。たとえば、前述したように、亀裂形状を $a/b=1/6$ と仮定して疲労寿命の下限値に相当する値を計算することや、 $\theta=45^\circ, \rho=0$ の隅肉形状に対して $a/b=1/3$ を仮定して、疲労寿命の平均値に相当する値を計算することが可能である。

6. 結 論

形状および材質の似た3種類の横リブ十字隅肉溶接継手試験片を製作して疲労試験を行って疲労寿命を求めるとともに、隅肉溶接止端部に発生する疲労亀裂の挙動を検討した。また実験で得られた疲労亀裂進展寿命を、破壊力学的手法を用いた疲労亀裂進展寿命の解析値と比較した。本研究の結果を要約すると次のようである。

(1) SM 50 ($t=10$ mm) と2種類の SMA 50 ($t=9$ or 10 mm) を用いて、同一条件で試験片を製作して疲労寿命を求めたが、この程度の材質・板厚の違いは、疲労寿命に影響しない。

(2) 隅肉溶接止端部には、溶接ビードに沿って一般に複数個の半楕円形亀裂が発生し、一部は隣接する亀裂と重なり合いながら半楕円形亀裂として成長した。この半楕円形亀裂は、板厚方向に進展し、試験片を破断させた。

(3) 疲労試験の途中で、その時点で表面に亀裂開口部をもつ疲労亀裂を、浸透性のよい塗料でマークすることを試みた。この方法で、亀裂の形状と大きさを測定し、さらにその亀裂の大きさから破断までの疲労亀裂進展寿命を求めた。

(4) 隅肉溶接止端部に発生する半楕円形疲労亀裂の形状は、前述のような挙動を示すことから、ばらつきが

大きい。本実験では、表面の半幅 b に対する深さ a の比が、 $a/b=1/6\sim 1/1.4$ の範囲でばらつくことがわかった。

(5) 疲労寿命の30%を過ぎた段階で、 $a=0.47\sim 0.6$ mm の疲労亀裂が生じていることが、マーキングにより確認された。この結果、本実験で用いた試験片では、疲労亀裂の進展寿命が、疲労寿命のかんりの部分を占めた。

(6) 破壊力学の手法を用いた疲労亀裂進展寿命の解析では、亀裂の形状のばらつきを考慮した解析を行って、実験で求めた疲労亀裂進展寿命と比較した。その結果、上述の疲労亀裂の形状のばらつきの上・下限値を用いて解析することにより、疲労亀裂進展寿命の上・下限値を推測できることがわかった。

(7) 亀裂の形状変化の解析から、亀裂が小さい段階では、隅肉溶接のビードの影響が大きいがある程度亀裂が進展すると、亀裂形状がある値に収束する傾向がわかった。止端角 $\theta=45^\circ$ 、切欠半径 $\rho=0$ の形状をもつ隅肉溶接では、 $a/b\approx 1/3$ に収束する。

最後に、実験の一部は、名古屋高速道路公社および新日本製鉄(株)技術サービス部から委託を受けて実施したものであり、名古屋大学土木工学科の玉田伸一、馬場千尋両氏には、疲労試験において多大なご助力を賜った。ここに記して感謝します。なお、解析には、名古屋大学大型計算機センターの FACOM 230-75 を用いたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 土木学会：鋼鉄道橋設計標準解説，1964年。
- 2) Fisher, J.W. : Guide to 1974 AASHTO Fatigue Specifications, American Institute of Steel Construction, New York, N.Y., 1974.
- 3) 土木学会：本州四国連絡橋上部構造に関する調査研究報告書，別冊2，本州四国連絡橋の疲労設計，1974年。
- 4) Fisher, J.W. et al. : Effect of Weldments on the Fatigue Strength of Steel Beams, NCHRP Report 102, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., 1970.
- 5) Fisher, J.W. et al. : Fatigue Strength of Steel Beams with Welded Stiffeners and Attachments, NCHRP Report 147, Transportation Research Board, National Research Council, Washington, D.C., 1974.
- 6) たとえば，岡村弘之：線形破壊力学入門，培風館，pp. 155~165, 1976年。
- 7) Fisher, J.W., A.W. Pense and R. Roberts : Evaluation of Fracture of Lafayette Street Bridge, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST 7, pp. 1339~1357, July, 1977.
- 8) Yamada, K. and P. Albrecht : Practical Aspects of Fatigue Analysis of a Weldment, Fracture 1977, Vol. 2, Proc. of Fourth International Conference on Fracture, pp. 959~966, 1977.
- 9) Abtahi, A., P. Albrecht and G.R. Irwin : Fatigue of Periodically Overloaded Stiffener Detail, Proc. of ASCE, Vol. 102, No. ST 11, pp. 2103~2119, October,

- 1976.
- 10) 日本鋼構造協会疲労小委員会：溶接継手の疲れ強さに関する実験的研究（第1報），JSSC, Vol. 7, No. 22, pp. 17~38, 1971年12月.
 - 11) 同上（第3報）：JSSC, Vol. 10, No. 105, pp. 37~42, 1974年9月.
 - 12) 松本好生：リブ十字片側前面すみ肉溶接継手の疲労強度，前面すみ肉溶接継手との比較，横河橋梁技報，第6号，pp. 95~101, 1976年.
 - 13) 熊谷一男：不溶着部をもつ十字形継手の引張りにおける応力集中係数，日本機械学会論文集（第1部），43巻，370号，pp. 2032~2041, 1977年6月.
 - 14) 西田正孝：応力集中，森北出版，pp. 632~636, 1967年.
 - 15) 日本鋼構造協会疲労小委員会：溶接継手の止端切削による疲れ強さ向上法，JSSC, Vol. 12, No. 126, 1976年6月.
 - 16) Barsom, J.M. and S.T. Rolfe : Fracture and Fatigue Control in Structures, Prentice-Hall, pp. 232~267, 1977.
 - 17) Sasaki, E., A. Ohta and M. Kosuge : Fatigue Crack Propagation Rate and Stress Intensity Threshold Level of Several Materials, National Research Institute for Metals, 1977.
 - 18) Barsom, J.M. : Fatigue Behavior of Pressure Vessel Steels, Welding Research Council, Bulletin, No. 194, May, 1974.
 - 19) Albrecht, P. and K. Yamada : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proc. of ASCE, Vol. 103, No. ST 2, pp. 377~389, Feb., 1977.
 - 20) Tada, H., P.C. Paris and G.R. Irwin : The Stress Analysis of Cracks Handbook, DEL Research Co., 1973.
 - 21) 牧野時則：付加物溶接継手に発生する疲労き裂の破壊力学的考察，名古屋大学土木工学科修士論文，1978年2月.
 - 22) たとえば，文献 6)，p. 35.
 - 23) たとえば，文献 16)，pp. 208~217.
 - 24) Hirt, M.A. and J.W. Fisher : Fatigue Crack Growth in Welded Beams, Journal of Engineering Fracture Mechanics, Vol. 5, pp. 415~429, 1973.
 - 25) Frank, K.H. : The Fatigue Strength of Fillet Welded Connections, Ph.D. dissertation, Lehigh University, 1971.

(1978.7.13・受付)